ガラス短繊維充てん高分子フィルムの変形率の異方性*

前 田 松 夫** 日 比 貞 雄** 清 水 浩 和***

The Mechanical Anisotropy of Polymer Films Filled with Fragmented Glass Fibers

by

Matsuo MAEDA, Sadao HIBI and Hirokazu SHIMIZU

(Department of Fiber and Polymer Engineering, Nagoya Institute of Technology, Nagoya)

Many investigations on the mechanical properties of plastics reinforced with glass fibers have hitherto been carried out for practical use. In the theoretical point of view, however, the plan to understanding the mechanical properties of such a composite material as FRP has not yet been developed sufficiently, because of the complicated state of its system involving adhesion to clarify the difference and relation between plastics and glass fibers and so on.

In this study, theoretical calculations have been made of the mechanical reinforcement and anisotropy of glass fibers, with increase and orientation and other changes, by taking the Model A proposed by Whitney and Riley, and the Model B by Halpin and Tsai as a structural unit.

On comparing the calculated results with the experimental data obtained for polyethylene, including various amount of randomly oriented glass fibers at various temperatures, and for polyester reinforced with glass thread, it is concluded that both the structural models mentioned above must be available in order to describe the mechanical reinforcement and anisotropy of FRP.

(Received Jan. 31, 1972)

1 緒 論

ガラス 繊維の配向分布状態によって 発生する FRP の力学的異方性を 理論的にも 実験的にも 総合的に 研究した 例はまだなく、従って ガラス 繊維の 配 向 と FRP の ヤング率の関係はまだ 一般化されていない。そこで本研究は、Whitney¹⁾、Hashin²⁾、Rosen および Tsai³⁾、Halpin³⁾ の計算結果に基づいて 複合材料の力学的性質を規定する最小単位、すなわち樹脂と一本のガラス繊維からなる構造単位の固有弾性係数を決定し、次に FRP をこの構造単位の集合体と仮定して、固定座標系に対する構造単位主軸の方向余弦の 4 乗を球面調和関数で展開する方法を用い、構造単位の配向係数を導入して FRP ヤング率の異方性が計算可能となる理論式を誘導し、ヤング率の計算結果と測定結果とを比較した。また FRTP のヤング率は著しい温度依存性を示すので、基材樹脂の温度依存性との関係を明らかにすることを目的とした。

2 構造単位の決定

比較的濃度のガラス繊維によって充てんされた樹

脂を対象として、その機械的性質を決定する最小単位として一本のガラス繊維とその周辺⁴⁾の樹脂とからなる構造単位を以下のように仮定した。樹脂は成型時(末延伸状態)において等方性であり、またガラスも等方性であるから構造単位の弾性的異方性はガラス繊維の幾何学的形態のみに依存する。そこでガラス繊維が円筒状であることから、構造単位の一主軸 u_3 を繊維軸にとり、他の主軸を繊維軸と垂直平面上の直交 2 軸にとれば、構造単位の機械的性質も u_3 軸のまわりに円筒対称性を有するので、その主軸 u_1, u_2, u_3 に関して構造単位の弾性コンプライアンス $S_{ij}^u (i, j=1, 2, 3)$ は

$$\begin{pmatrix} S_{11}^u & S_{12}^u & S_{13}^u & 0 & 0 & 0 \\ & S_{11}^u & S_{13}^u & 0 & 0 & 0 \\ & & S_{33}^u & 0 & 0 & 0 \\ & & & S_{55}^u & 0 & 0 \\ & & & & S_{55}^u & 0 \\ & & & & & 2(S_{11}^u - S_{12}^u) \end{pmatrix} \quad (1)$$

で表わされる。また各要素は構造単位の弾性係数によ

$$\left. \begin{aligned} S_{11}^u &= 1/E_{11}, \quad S_{12}^u = -\nu_{12}/E_{11} \\ S_{13}^u &= -\nu_{31}/E_{33}, \quad S_{33}^u = 1/E_{33}, \quad S_{55}^u = 1/G_{13} \\ S_{66}^u &= 2 \cdot (S_{11}^u - S_{12}^u) = (2/E_{11}) \cdot (1 + \nu_{12}) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

* 原稿受理 昭和47年 1月31日

** 正 会 員 名古屋工業大学 名古屋市昭和区御器所町

*** 名古屋工業大学 名古屋市昭和区御器所町

で与えられる。ここで E はヤング率, G は剛性率, ν はポアソン比をそれぞれ示す。弾性係数の異なる等方性 2 成分から成立し, (1) 式で示される対称性を有する複合材料の弾性係数を計算するために, Whitney-Riley¹⁾ の計算を Rosen および Cox の方法で修正したモデル(以後これをモデル A と名付ける)と, Halpin-Tsai³⁾ の誘導した横弾性係数の公式(以後モデル B と名付ける)を用いて(2)式右辺に現われる構造単位の各弾性係数を成分の弾性係数から以下のように計算した。

2・1 モデル A

Fig. 1(a)のようにガラス繊維を中心とし, その周囲に樹脂が取り巻く同心円筒状の構造単位を設定し, ガラス繊維の半径 R と外周の半径 W の比を

$$R^2/W^2 = V_f: \text{ガラス体積分率}$$

にとる。次にガラス繊維の長軸を u_3 に, u_1, u_2 軸を円筒下端面上の任意の直交 2 軸に選び, 樹脂およびガラス繊維の弾性係数を記号 r と f で区別すると, 図の構造単位の弾性係数 $E_{11}, E_{22}, E_{33}, \nu_{12}, \nu_{31}, G_{13}$ が成分の弾性係数 E_f, E_r および ν_f, ν_r から計算できる。ただしこの式の詳細はすでに発表しているので省略する。この結果は Fig. 1(a)のモデルのように, 外力が直接ガラス繊維に伝達されるとき, すなわちガラス繊維が基材を貫通している場合にのみ使用可能となる。そこで Fig. 1(b)のようにガラス繊維がマトリックス中に完全にうめ込まれた場合に適用するためにガラス繊維のヤング率を以下のように修正して評価した⁴⁾。そこで 1 より小さい定数 β を E_f にかけて, $E_f \cdot \beta$ を E_f の代わりに用いた。

β の値はガラスと樹脂の境界面上のせん断応力とガラス断面の垂直応力の均り合いから

$$\beta = 1 - \left(\frac{1}{N} \right) \tan hN, \quad N = \kappa \left[\frac{2G_b}{E_f(V_f^{-1/2} - 1)} \right]^{1/2} \quad (3)$$

で決定される。ここで κ はガラス繊維の形状因子: 平均長÷直径 $= \bar{l}/d$; であり, また G_b はガラス境界面に

Fig. 1. Anisotropic structural unit with cylindrical symmetry about fiber axis, Model A.

接する樹脂の剛性率で

$$G_b = G_f V_f + G_r (1 - V_f) \quad (4)$$

$$G_b = G_r \quad (5)$$

の 2 種類を使用した。

2・2 モデル B

Halpin および Tsai³⁾ が基材中に断面一様な充てん剤が貫通している複合材料に対して, 等方性弾性体である成分の弾性係数から複合材料の弾性係数を計算するために提出している次の公式を Fig. 2(a)および(b)のモデルに適用する。ただし主軸 u_1, u_2, u_3 のとり方は Fig. 1(a)に準ずる。

$$E_{33} \approx E_f V_f + E_m (1 - V_f)$$

$$\nu_{32} \approx \nu_f V_f + \nu_m (1 - V_f)$$

また横方向の弾性係数は

$$\frac{\bar{P}}{P_m} = \frac{(1 + \zeta \eta V_f)}{(1 - \eta V_f)} \quad \eta = \frac{\frac{P_f}{P_m} - 1}{\frac{P_f}{P_m} + \zeta}$$

ただし $\bar{P}$ = 複合材料の弾性係数; E_{11}, G_{12}, G_{13}

P_f = ガラス繊維の弾性係数; E_f, G_f

P_m = マトリックスの弾性係数; E_m, G_m

ζ = 充てん剤 (繊維) の断面形状による補強因子であり u_1, u_2 方向に長さ a, b の矩形の場合には,

$$\zeta_E = 2 \cdot \left(\frac{a}{b} \right) \quad (\text{ヤング率の計算に対して})$$

$$\log \zeta_G = \sqrt{3} \log(a/b) \quad (\text{剛性率の計算に対して})$$

が使用される。

まず Fig. 1(a)のモデルと同じく断面一様な円形を有する一本のガラス繊維がマトリックスを貫通する場合に適用すると次のようになる。

$$E_{33} = E_f V_f + (1 - V_f) E_r \quad (6)$$

$$E_{11} = E_{22} = \frac{1 + \zeta_E \eta V_f}{1 - \eta V_f} \cdot E_r, \quad \eta = \frac{\frac{E_f}{E_r} - 1}{\frac{E_f}{E_r} + \zeta_E}, \quad \zeta_E = 2$$

(7)

Fig. 2. Anisotropic structural unit with cylindrical symmetry about fiber axis, Model B.

$$G_{13} = \frac{1 + \zeta_G \eta_G V_f}{1 - \eta_G V_f} \cdot G_r, \quad \eta_G = \frac{\frac{G_f}{G_r} - 1}{\frac{G_f}{G_r} + \zeta_G}, \quad \zeta_G = 1 \quad (8)$$

$$\nu_{31} = \nu_{13} = \nu_f V_f + \nu_r (1 - V_f) \quad (9)$$

次にガラス繊維が樹脂に完全にうめ込まれた場合は Fig. 1 (b) を参照して、 u_3 - u_1 平面および u_1 - u_2 平面での断面におけるガラス繊維の形状はそれぞれ Fig. 2 (a), (b) のような矩形および円となる。この断面形状を考慮すると、

$$E_{33} = \frac{1 + \zeta_E \eta V_f}{1 - \eta V_f}, \quad \eta = \frac{\frac{E_f}{E_r} - 1}{\frac{E_f}{E_r} + \zeta_E}, \quad \zeta_E = 2 \cdot \kappa \quad (10)$$

$$G_{13} = \frac{1 + \zeta_G \eta_G V_f}{1 - \eta_G V_f} \cdot G_f, \quad \eta_G = \frac{\frac{G_f}{G_r} - 1}{\frac{G_f}{G_r} + \zeta_G}, \quad \zeta_G = \kappa \sqrt{3} \quad (11)$$

$E_{11} = E_{22}$ および ν_{31} , ν_{12} は (7) 式および (9) 式と同一とした。以上モデル A および B の各式より計算される弾性係数を (2) 式に代入すると、ガラス繊維が樹脂を貫通する場合とガラス短繊維が樹脂に充てんされた場合のおのおのについて 2 とおりの構造単位コンプライアンスマトリックス $[S_{ij}^u]$ が計算される。

3 構造単位の配向と FRP のヤング率の異方性

u_3 軸を繊維軸とし、その周りに円筒対称的な対称性を有する構造単位が X_1 , X_2 および X_3 軸を対称軸とする配向分布関数 $w(\cos \theta, \phi, \eta)$ にしたがって分布する場合に生ずる複合材料のヤング率の異方性を理論的に誘導した結果の要約を述べる。まず複合材料は構造単位の集合体として表わされ、複合材料内で応力は均一に分布しているものと仮定する。またヤング率測

定方向を X_3' とし O - X_1 , X_2 , X_3 系と原点を等しくして直交座標系 O - X_1' , X_2' , X_3' を設定すると、構造単位主軸 u_1 , u_2 , u_3 の上記 2 直交座標系に対する方位は Fig. 3 のようになる。

3・1 3 次元的配向の場合

O - u_1 , u_2 , u_3 および O - X_1' , X_2' , X_3' 座標系において、 u_1 軸の X_3' 軸となす角の余弦を a_{ij} , また S_{opqr}^u を構造単位の主軸に関するコンプライアンスエレメント ((1) 式の各要素 S_{ij}^u に相当する), $w'(\cos \theta', \phi', \eta')$ を u_3 軸の配向分布関数とし、複合材料の X_3' 方向のヤング率の逆数は仮定により

$$1/E_{33}' = \langle S_{3333} \rangle = \sum \sum \sum \sum \langle a_{3o}' a_{3p}' a_{3q}' a_{3r}' \rangle S_{opqr}^u \quad (12)$$

となる。ここで

$$\langle a_{3o}' a_{3p}' a_{3q}' a_{3r}' \rangle = \left(\frac{1}{2\pi} \right)^2 \iiint a_{3o}' a_{3p}' a_{3q}' a_{3r}' \times w'(\cos \theta', \phi', \eta') \sin \theta' d\theta' d\phi' d\eta'$$

(12) 式右辺にあらわれる係数 $a_{3o}' a_{3p}' a_{3q}' a_{3r}'$ は θ' および η' のみの関数であることを考慮して球面調和関数で展開し、さらに配向分布関数 w および w' の関係を用いて $\langle a_{3o}' a_{3p}' a_{3q}' a_{3r}' \rangle$ を計算すると最終的にランダム配向の場合は、

$$\langle S_{3333} \rangle_R = [8/15 S_{11}^u + 1/5 S_{33}^u + 2/15 (2 S_{13}^u + S_{55}^u)] \quad (13)$$

となる。

3・2 2 次元的配向の場合

X_1 , X_3 軸を配向分布の対称軸、 X_3' 軸をヤング率の測定方向にとって 2 次元直交座標系 O - X_1 , X_3 および O - X_1' , X_3' 系に対する構造単位繊維軸 u_3 の関係は回転角 θ のみによって規定され直交関数系による展開にフーリエ級数を用いて (12) 式中の $\langle a_{3o}' a_{3p}' a_{3q}' a_{3r}' \rangle$ を計算すると、フィルム面 (X_1 - X_3 面) 上で X_3 軸と角度 α をなす方向のヤング率の逆数は

Fig. 3. (a) Euler angles ϕ , θ , and η , which specify the orientation of Cartesian coordinates o - $u_1u_2u_3$, fixed in a structural unit, with respect to another Cartesian coordinates o - $x_1x_2x_3$ fixed in the bulk specimen.

(b) Euler angles ϕ' , θ' , and η' , which specify the orientation of Cartesian coordinates o - $u_1u_2u_3$, fixed in a structural unit, with respect to another Cartesian coordinates o - $x_1'x_2'x_3'$ fixed in the bulk specimen.

(c) Rotations of the Cartesian coordinates o - $x_1x_2x_3$ through the Euler angles α , β , and γ to define new Cartesian coordinates o - $x_1'x_2'x_3'$.

$$\langle S_{3333} \rangle^\circ = \langle S_{3333} \rangle_R^\circ + \frac{1}{2} \{ S_{33}^u - S_{11}^u \} A^\circ_{200} \cos 2\alpha$$

$$+ \frac{1}{8} \{ S_{33}^u + S_{11}^u - (2S_{13}^u + S_{55}^u) \} A^\circ_{400} \cos 4\alpha \quad (14)$$

$$\langle S_{3333} \rangle_R^\circ = \frac{3}{8} S_{33}^u + \frac{3}{8} S_{11}^u + \frac{1}{8} (2S_{13}^u + S_{55}^u) \quad (15)$$

で与えられる。ここで $w(\theta)$ を配向分布関数として

$$A^\circ_{l00} = \int_0^{2\pi} w(\theta) \cos l\theta d\theta \quad (16)$$

である。(14)式で $\langle S_{3333} \rangle_R^\circ$ および $\{ \}$ で示される各係数は構造単位の固有値によって決定され、 A°_{200} と A°_{400} のみが繊維の配向分布によって変化する。その特別の場合として、(1)充てん繊維が X_1 および X_3 軸に全く等価に平行配列する場合(十字型配列)、(2)繊維が X_3 軸方向に全部平行に配列する場合(直線型配列)の2つについて A°_{l00} を計算して(14)および(15)式に代入すると、

$$\langle S_{3333} \rangle^\circ = \frac{3}{8} S_{33}^u + \frac{3}{8} S_{11}^u + \frac{1}{8} (2S_{13}^u + S_{55}^u)$$

$$+ \frac{1}{8} \{ S_{33}^u + S_{11}^u - (2S_{13}^u + S_{55}^u) \} \cos 4\alpha \quad (17)$$

(1)の場合

$$\langle S_{3333} \rangle^\circ = \frac{3}{8} S_{33}^u + \frac{3}{8} S_{11}^u + \frac{1}{8} (2S_{13}^u + S_{55}^u)$$

$$+ \frac{1}{2} (S_{33}^u - S_{11}^u) \cos 2\alpha$$

$$+ \frac{1}{8} \{ S_{33}^u + S_{11}^u - (2S_{13}^u + S_{55}^u) \} \cos 4\alpha \quad (18)$$

(2)の場合

となる。

4 実験試料およびヤング率の測定方法

4・1 試料

基材と充てん材を Table I に示すように組み合わせた3種の複合高分子フィルムについてヤング率の実験結果と計算結果を比較検討した。試料1の基材は Yukalon (YK 50) を用い、密度こう配管法による結晶化度は45%であり、後述の動的測定法によるヤング率の温度による変化は、Table II に示す。またヤング率の計算に際してポアソン比は $\nu_r = 0.4$ と仮定した。^{10,11)} 試料2と3の実験結果は既に発表した測定値をそのまま採用したが、⁴⁾ 基材にはポリエステル(ポリライト 8200)を用い、その20°Cにおけるヤング率は $E_r = 2.65 \times 10^{10} \text{ dyne/cm}^2$ であり、ポアソン比は $\nu_r = 0.425$ である。各試料に用いた Filler の種類および以後の計算に必要な因子の値は Table I に示すごとくであり、試料3については、日東紡製平織ガラス布(EC7-BHVX) およびその経糸を用いた。⁴⁾ また試料製造方法はすでに発表したごとくである。

4・2 ヤング率の測定方法

Table I で示した試料1に対しては東洋測器製 Vi-

Table I. Sample preparations and mechanical constants of glass fibers and thread bedded in polymer.

Sample	1	2	3
Matrix	Low density PE	Polyester	Polyester
Filler (Fiber)	Glass fiber fragments $\kappa = 3.97$ $E_f = 70 \times 10^{10} \text{ dyne/cm}^2$ $\nu_f = 0.22$	Glass fiber fragments $\kappa = 3.97$ $E_f = 70 \times 10^{10} \text{ dyne/cm}^2$ $\nu_f = 0.22$	Glass thread and glass plane wave cloth $E_f = 36 \times 10^{10} \text{ dyne/cm}^2$ $\nu_f = 0.22$

Table II. Temperature dependency of Young's moduli of polyethylene films.

$E_r (\times 10^{10} \text{ dyne/cm}^2)$					
Temp (°C)	20	40	60	80	100
c. p. s					
110	0.272	0.148	0.073	0.037	0.024

bron II 型動的粘弾性測定器を用いて20~100°Cの恒温槽内で測定した。また Table I の試料2, 3に対しては縦波伝ば法により Vibron V 型動的粘弾性測定器を用いて20°C, 65%の恒温恒湿室で測定を行なった。

5 ヤング率の計算結果と測定値との比較

5・1 ランダム配向ガラス短繊維が充てんされた樹脂のヤング率

ランダム配向のガラス短繊維を充てんしたポリエチレンおよびポリエステル樹脂のヤング率の測定値と計算値を比較して Fig. 4~7 に示す。別に示したように実験試料中のガラス繊維はプレス成型されたので、3次元的にランダム配向しているのではなく、むしろフィルム面に面配向する傾向を有し、ガラス繊維のフィ

Fig. 4. Comparison between theoretical curves calculated by using Model A and experimental results for Young's moduli of polyethylene films filled with fragmented glass fibers, ($G_b = G_r$).

Fig. 5. Comparison between theoretical curves calculated by using Model A and experimental results for Young's moduli of polyethylene films filled with fragmented glass fibers, ($G_b = (1 - V_f)G_r + V_fG_f$).

Fig. 6. Comparison between theoretical curves calculated by using Model B and experimental results for Young's moduli of polyethylene films filled with fragmented glass fibers.

ルム面への射影がフィルム面上でランダム配向している。そこで(13)および(14)式を用いて3次的にランダム配向する場合とフィルム面内でランダム配向する場合をモデルA, Bから計算した。モデルA, Bおよび(4), (5)式のいずれを用いたかは各図に記入されている。試料1(ポリエチレンを基材とする)の場合には測定時の周波数 110 cps 一定として, Table II に示した20°C から100°C までの20度ごとの各温度のポリエチレンのヤング率を用いて構造単位のコンプライアンス S_{ij}^u を計算した。ただしポリエチレンのポアソン比およびガラスのヤング率とポアソン比は測定温度範囲で一定と仮定した。

5・2 ガラス繊維がフィルム面内で一軸方向に完全配向する場合

Fig. 7. Comparison between theoretical curves and experimental results for Young's moduli of polyester films filled with fragmented glass fibers.

Fig. 8. Comparison between theoretical curves and experimental results for mechanical anisotropy of polyester films filled with glass thread.

モデルAで(3)式を用いず, モデルBで(6)~(9)式から S_{ij}^u を計算した結果を(13)式に代入して計算したヤング率の異方性曲線と平行にそろえたガラス系を充てんしたポリエステル樹脂のヤング率の測定値を比較して Fig. 8 に1例として示す。

6 結 論

構造単位が特定方向に配向するために, その集合体である試料にヤング率の異方性を生ずるという考えに基づいて, 均一応力分布の仮定の下で基材および充て

ん材の弾性係数を使用して計算されるヤング率の値は、構造単位の設定が適切であれば、ガラス繊維を充てんした樹脂のヤング率およびその異方性を正しく評価することが明らかになった。ただし本報では紙面の制約上一部の実験結果と計算結果の比較に止めて、資料として提出したので、理論式の誘導の詳細とそれを用いた考察および実験結果との総合的な比較検討については、別に発表する予定である。

(昭和46年10月19日 第19回レオロジー討論会にて講演)

参 考 文 献

- 1) Whitney, J. M., and M. B. Riley, J. AIAA **4**, 1 537 (1966).
- 2) Hashine, Z., and B. W. Rosen, J. Appl. Mech., **31**, 233 (1964).
- 3) Halpin, J. C., and S. W. Tsai, AFML TR 67-432.
- 4) 前田松夫, 日比貞雄, 吉村 正, 材料, **20**, 215 (1971).
- 5) Rosen, B. W., "Mechanics of Composite Strengthening" in Fiber Composite Materials, A. S. M. Publication, U. S. A., p. 37 (1965).
- 6) Cox, H. L., Brit. J. Appl. Phys., **3**, 72 (1952).
- 7) Hardy, G. F., and H. L. Wagner, J. Appl. Polymer Sci., **13**, 961 (1969).
- 8) Maeda, M., S. Hibi, F. Itoh, S. Nomura, T. Kawaguchi, and H. Kawai, J. Polymer Sci., Part A-2, **8**, 1 303 (1970).
- 9) 前田松夫, 日比貞雄, 清水浩和, レオロジー討論会要旨集, p. 31 (1971).
- 10) 前田松夫, 田中賢治, 筧 勝次, 材料, **17**, 180 (1968).
- 11) 前田松夫, 田中賢治, 筧 勝次, 繊維機械, **21**, 5(1967).
- 12) 前田松夫, 長野正満, 清水浩和, 豊田研究報告, **24**, 38 (1971).

(380頁より)

39. Reaction-rate model for fracture in polymeric fibers, K. L. DeVries, B. A. Lloyd, M. L. Williams, 4 644.
40. Dynamic mechanical properties of a number of elastomers and related polymers from 4 to 250°K, R. J. Morgan, J. E. Nielsen, R. Buchdahl, 4 653.
41. Deformation of polyethylene at high pressure, L. A. Davis, C. A. Pampillo, 4 659.
42. New relaxation phenomena in linear polyethylene at cryogenic temperatures, Y. S. Papir, E. Baer, 4 667.
43. Volume change during deformation and pressure dependence of yield stress, C. A. Pampillo, L. A. Davis, 4 674.
44. Activation-energy spectra for retraction of hot-stretched polystyrene and shear creep in polymethyl methacrylate, R. M. Kimmel, D. R. Uhlmann, 4 926.
45. Coefficient of friction of high polymers as a function of pressure, R. C. Bowers, 4 961.

Journal of Applied Polymer Science, Vol. 15

46. Cravity formation on elongation in filled elastomers, N. Sekhar, B. M. E. Van der Hoff, 169.
47. Necking of high-density polyethylene, Y. Wada, A. Nakayama, 183.
48. Crack initiation in PVC for subsequent linear elastic fracture mechanics analysis, P. G. Faulkner, J. R. Atkinson, 209.
49. Comments on "Viscosity of polystyrene near the glass transition", N. J. Mills, 253.
50. The relation between melt flow properties and molecular weight of polyethylene, S. Saeda, J. Yotsuyanagi, K. Yamaguchi, 277.
51. The relationship between polymer elastic properties and the ability to impact improved wrinkle recovery to cotton fabric, H. R. Rawls, E. Klein, S. L. Vail, 341.
52. Flow of viscous fluid through a circular aperture, J. S. Chong, E. B. Christiansen, A. D. Baer, 369.
53. Calculation of stress-strain curves from relaxation data in the rubbery flow region, M. Narkis, 455.
54. Stress-strain behavior of SAN/glass bead composites above the glass transition temperature, M. Narkis, L. Nicolais, 469.
55. Studies on adhesion of allylic resin. III. Rheological treatment for the adhesion of diallyl phthalate resin, S. Nara, K. Matsuyama, 477.
56. The fracture toughness and stress corrosion cracking characteristics of an anhydride-hardened epoxy adhesive, S. Mostovoy, E. J. Ripling, 641.

(391頁へ)